СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА
CONSTRUCTION MECHANICS

CC BY

Check for updates

Оригинальное эмпирическое исследование

УДК 624.04
https://doi.org/10.23947/2949-1835-2024-3-2-50-58

Определение температурных напряжений при возведении монолитных толстостенных цилиндрических оболочек

Д.А. Зоалкфл ✉, **В.С. Тюрина**, **А.С. Чепурненко**
Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Российская Федерация
✉ danialzoalkfl@mail.ru

EDN: XZJAPI

Аннотация

Введение. Толстостенные цилиндрические оболочки широко используются в гидротехнических сооружениях, защитных конструкциях реакторов АЭС, пусковых установках ракетных комплексов. В массивных монолитных конструкциях вследствие внутреннего тепловыделения бетона высок риск раннего трещинообразования. Для разработки мероприятий по его предотвращению могут быть применены методы компьютерного моделирования. Ранее моделирование температурных напряжений в процессе возведения выполнялось для массивных фундаментных плит и стен, однако толстостенные цилиндрические оболочки не рассматривались. Целью работы выступает разработка методики расчета температурных напряжений при возведении монолитных толстостенных цилиндрических оболочек.

Материалы и методы. Расчет напряжений выполняется в одномерной осесимметричной постановке. Учитывается зависимость механических характеристик бетона от степени его зрелости. Задача расчета напряженно-деформированного состояния (далее — НДС) сводится к дифференциальному уравнению второго порядка относительно радиального напряжения, которое решается численно методом конечных разностей. Расчету НДС предшествует расчет температурного поля, которое считается не зависящим от напряженного состояния. Численное решение реализовано авторами в среде MATLAB.

Результаты исследования. Первым этапом для апробации разработанной методики выполнено сравнение с расчетом в программном комплексе ANSYS при постоянном во времени модуле упругости бетона, которое подтвердило ее достоверность. Также приведены результаты расчета с учетом зависимости модуля упругости бетона от степени его зрелости. При этом, по сравнению с расчетом при постоянных во времени механических характеристиках бетона, картина напряженно-деформированного состояния кардинально меняется.

Обсуждение и заключение. Расчет с постоянным во времени модулем упругости бетона в стандартных программных комплексах по сравнению с авторской методикой приводит к завышенным значениям окружных напряжений, а также не позволяет вычислить остаточные напряжения. В случае постоянного во времени модуля упругости бетона температурные напряжения являются полностью обратимыми.

Ключевые слова: температурные напряжения, раннее трещинообразование, массивные железобетонные конструкции, внутреннее тепловыделение, численное моделирование.

Благодарности. Авторы выражают благодарность редакции и рецензентам за внимательное отношение к статье и указанные замечания, которые позволили повысить ее качество.

Для цитирования. Зоалкфл Д.А., Тюрина В.С., Чепурненко А.С. Определение температурных напряжений при возведении монолитных толстостенных цилиндрических оболочек. *Современные тенденции в строительстве, градостроительстве и планировке территорий*. 2024;3(2):50–58. https://doi.org/10.23947/2949-1835-2024-3-2-50-58

© Зоалкфл Д.А., Тюрина В.С., Чепурненко А.С., 2024

Original Empirical Research

Determination of Temperature Stresses during Construction of the Monolithic Thick-Walled Cylindrical Shells

Danial A. Zoalkfl ✉, Vasilina S. Turina, Anton S. Chepurnenko
Don State Technical University, Rostov-on-Don, Russian Federation
✉ danialzoalkfl@mail.ru

Abstract

Introduction. The thick-walled cylindrical shells are widely used in the hydraulic structures, protective structures of nuclear power plant reactors and missile system launchers. Due to the internal heat emission of concrete in massive monolithic structures, there is a high risk of early-age cracking. Computer modeling methods can be used to develop the preventive measures against it. Previously, modeling of temperature stresses within a construction process was carried out for the massive foundation slabs and walls, whereas the thick-walled cylindrical shells were not studied. The aim of the present work is to develop a methodology for calculating the temperature stresses during construction of the monolithic thick-walled cylindrical shells.

Materials and Methods. Stress calculations were made in a one-dimensional axisymmetric formulation. The dependence of the mechanical properties of concrete on the degree of its maturity was taken into account. The stress-strain state (hereinafter — SSS) calculation problem was reduced to a second-order differential equation relative to the radial stress, which was solved numerically by a finite difference method. The SSS calculation was preceded by the temperature field calculation, which was deemed independent from the stress state. The authors carried out the numerical solution in the MATLAB environment.

Results. At the first stage of testing, the developed methodology was compared with calculations made in the ANSYS software package under a time-constant modulus of elasticity of concrete that confirmed its reliability. Also, the calculation results, which took into account the dependence of the modulus of elasticity of concrete on degree of its maturity were presented. Moreover, compared to calculations under the time-constant mechanical properties of concrete, in the stress-strain state, the picture became radically different.

Discussion and Conclusion. Calculations under a time-constant modulus of elasticity of concrete by means of the standard software packages, as opposed to the author's methodology, leads to the overestimated circumferential stress values, and hinders calculation of the residual stresses. In the case of a time-constant modulus of elasticity of concrete, the temperature stresses are completely reversible.

Keywords: temperature stresses, early-age cracking, massive reinforced concrete structures, internal heat emission, numerical modeling

Acknowledgement. The authors express their gratitude to the editorial office and reviewers for their attentive attitude to the article and the comments provided, which enabled improvement of the article quality.

For citation. Zoalkfl DA, Tyurina VS, Chepurnenko AS. Determination of Temperature Stresses during Construction of the Monolithic Thick-Walled Cylindrical Shells. *Modern Trends in Construction, Urban and Territorial Planning*. 2024;3(2):50–58. https://doi.org/10.23947/2949-1835-2024-3-2-50-58

Введение. Толстостенные цилиндрические оболочки широко применяются в строительстве, включая такие ответственные объекты, как гидротехнические сооружения [1], конструкции сухих защит реакторов АЭС [2], пусковые установки ракетных комплексов [3] и др. Такие конструкции должны удовлетворять повышенным требованиям по трещиностойкости, и образование в них трещин в процессе возведения не допускается.

Вследствие массивности указанных конструкций требуются специальные технологические решения для предотвращения раннего трещинообразования в процессе возведения, к которым относится устройство систем охлаждения [4], регулирование параметров теплообмена на поверхностях [5], контроль темпов бетонирования [6], а также выбор правильных рецептур бетонных смесей [7]. В качестве одного из путей подбора эффективных технологических решений может выступать компьютерное моделирование [8].

Моделированию температурных полей и напряжений при возведении массивных монолитных конструкций посвящено множество работ, включая [9–11] и др. Большинство публикаций по данной проблеме, в том числе и перечисленные выше, относится к массивным монолитным фундаментным плитам и стенам. Для толстостенных цилиндрических оболочек такая задача ранее не решалась.

Целью настоящей работы выступает разработка методики расчета температурных напряжений при возведении толстостенных цилиндрических оболочек в одномерной осесимметричной постановке.

Материалы и методы. При расчете толстостенных цилиндрических оболочек в одномерной осесимметричной постановке как правило рассматривают 2 случая: плоское напряженное состояние (далее — ПНС) и плоское деформированное состояние (далее — ПДС). Первый случай имеет место для коротких цилиндров, а второй — для достаточно длинных. В обоих случаях при наличии вынужденных деформаций, к которым относятся температурные деформации и деформации усадки, задача расчета радиально неоднородного цилиндра может быть сведена к дифференциальному уравнению второго порядка относительно радиального напряжения σ_r [12]:

$$\frac{d^2\sigma_r}{dr^2} + \varphi(r)\frac{d\sigma_r}{dr} + \psi(r)\sigma_r = f(r). \tag{1}$$

Функции $\varphi(r)$, $\psi(r)$, и $f(r)$ в случае плоской деформации определяются по формулам:

$$\varphi(r) = \frac{3}{r} - \frac{1}{E}\cdot\frac{dE}{dr} - \frac{2\nu}{1-\nu^2}\cdot\frac{d\nu}{dr};$$

$$\psi(r) = -\frac{1}{r}\left[\frac{1-2\nu}{1-\nu}\cdot\frac{dE}{dr}\cdot\frac{1}{E} + \frac{(1+4\nu)}{1-\nu^2}\cdot\frac{d\nu}{dr}\right]; \tag{2}$$

$$f(r) = -\frac{E}{r(1-\nu^2)}\left(\frac{d\varepsilon_в}{dr}(1+\nu) + \frac{d\nu}{dr}\varepsilon_в\right),$$

где E — модуль упругости бетона; ν — коэффициент Пуассона бетона; $\varepsilon_в = \varepsilon_{sh} + \alpha\Delta T$; ε_{sh} — деформация усадки, α — коэффициент линейного температурного расширения, ΔT — изменение температуры.

В случае плоского напряженного состояния функции $\varphi(r)$, $\psi(r)$, и $f(r)$ имеют вид:

$$\varphi(r) = \frac{3}{r} - \frac{1}{E}\cdot\frac{dE}{dr};$$

$$\psi(r) = -\frac{1}{r}\left[\frac{d\nu}{dr} + (1-\nu)\cdot\frac{1}{E}\cdot\frac{dE}{dr}\right]; \tag{3}$$

$$f(r) = -\frac{E}{r}\cdot\frac{d\varepsilon_в}{dr}.$$

Радиальные и окружные напряжения в плоской осесимметричной задаче связаны соотношением:

$$\sigma_\theta = r\frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r. \tag{4}$$

Напряжения σ_z в случае плоского деформированного состояния определяются по формуле:

$$\sigma_z = -E\varepsilon_в + \nu(\sigma_\theta + \sigma_r). \tag{5}$$

Изменение коэффициента Пуассона в зависимости от r и t нами не учитывалось по причине отсутствия каких-либо экспериментальных данных, указывающих на это. Поскольку модуль упругости бетона в рассматриваемой нами задаче является функцией времени, уравнение (1) следует записать в приращениях:

$$\frac{d^2(\Delta\sigma_r)}{dr^2} + \varphi(r)\frac{d(\Delta\sigma_r)}{dr} + \psi(r)\Delta\sigma_r = \Delta f(r), \tag{6}$$

где $\Delta f(r) = -\frac{E}{r(1-\nu^2)}\cdot\frac{1}{E}\cdot\frac{d(\Delta\varepsilon_в)}{dr}\cdot(1+\nu)$ для ПДС, $\Delta f(r) = -\frac{E}{r}\cdot\frac{d(\Delta\varepsilon_в)}{dr}$ для ПНС.

Функции $\varphi(r)$ и $\psi(r)$ в уравнении (6) определяются по формулам (2) и (3) в зависимости от вида напряженного состояния. Приращения напряжений σ_θ вычисляются по формуле:

$$\Delta\sigma_\theta = r\frac{d(\Delta\sigma_r)}{dr} + \Delta\sigma_r. \tag{7}$$

https://www.stsg-donstu.ru

Для плоской деформации приращения напряжения σ_z вычисляются по формуле:

$$\Delta\sigma_z = -E\Delta\varepsilon_в + \nu\left(\Delta\sigma_\theta + \Delta\sigma_r\right). \tag{8}$$

Граничные условия для уравнения (6) имеют вид:

$$\Delta\sigma_r\left(a\right) = \Delta\sigma_r\left(b\right) = 0. \tag{9}$$

При решении уравнения (6) методом конечных разностей его аппроксимация для *i*–го узла принимает вид:

$$\frac{\Delta\sigma_{r,i+1} - 2\Delta\sigma_{r,i} + \Delta\sigma_{r,i-1}}{\Delta r^2} + \varphi\left(r_i\right)\cdot\frac{\Delta\sigma_{r,i+1} - \Delta\sigma_{r,i-1}}{2\Delta r} + \psi\left(r_i\right)\Delta\sigma_{r,i} == \Delta f\left(r_i\right). \tag{10}$$

После нахождения приращений напряжений $\Delta\sigma_r$ приращения напряжений $\Delta\sigma_\theta$ для внутренних узлов сетки определяются по формуле:

$$\Delta\sigma_{\theta,i} = r_i\frac{\Delta\sigma_{r,i+1} - \Delta\sigma_{r,i-1}}{2\Delta r} + \Delta\sigma_{r,i}. \tag{11}$$

Для узлов при $r=a$ и $r=b$ и при определении величин $\Delta\sigma_\theta$ также используется разностный шаблон второго порядка точности:

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_\theta\big|_{r=a} &= \frac{a}{2\Delta r}\left(-3\Delta\sigma_{r,1} + 4\Delta\sigma_{r,2} - \Delta\sigma_{r,3}\right) + \Delta\sigma_{r,1};\\ \Delta\sigma_\theta\big|_{r=b} &= \frac{b}{2\Delta r}\left(3\Delta\sigma_{r,nr+1} - 4\Delta\sigma_{r,nr} + \Delta\sigma_{r,nr-1}\right) + \Delta\sigma_{r,nr+1}.\end{aligned} \tag{12}$$

Дифференцирование функции *E(r)* выполняется численно.

Задачи определения температурных полей и напряженно-деформированного состояния решаются несвязно. Расчет напряжений во временной области выполняется после определения температурного поля пошагово. Температурное поле определяется по методике, приведенной в [13]. После определения приращений напряжений на каждом шаге они суммируются с напряжениями с предыдущего шага.

Данные для расчета температурного поля были приняты такие же, как в работе [13]: плотность бетона ρ=2 500 кг/м^3, удельная теплоемкость c=1 000 Дж/(кг×К), коэффициенты теплоотдачи на внутренней и внешней поверхности $h_a=h_b$=10 Вт/(м^2×К), температура среды и начальная температура бетонной смеси T_0=20 °С, внутренний радиус цилиндра a=1,5 м, внешний радиус b=2,38 м, коэффициент теплопроводности бетона λ=2,67 Вт/(м×К).

Функция изменения во времени количества теплоты, выделяемого 1 м^3 бетона в процессе твердения, принималась в соответствии с [13]:

$$Q\left(t\right) = Q_{28}\cdot\exp\left[k\cdot\left(1-\left(\frac{28}{t}\right)^x\right)\right], \tag{13}$$

где t — время, сут.

Расчет выполнялся при Q_{28}=130 МДж/м^3, k=0,13, x=0,42.

Предел прочности бетона при сжатии R в момент времени t определялся по эмпирической формуле [14]:

$$\frac{R}{R_{28}} = \exp\left(0{,}35\left[1-\left(\frac{15800 - 122{,}5\overline{T}}{\overline{T}t}\right)^{0{,}55}\right]\right), \tag{14}$$

где R_{28} — прочность бетона в возрасте 28 суток, $\overline{T} = ЗБ / t$; t — возраст бетона, час., $ЗБ$ — степень зрелости бетона, определяемая интегралом:

$$ЗБ(t) = \int_0^t T(\tau)dt\,. \tag{15}$$

Модуль упругости бетона выражался через его прочность при сжатии по эмпирической формуле [15]:

$$E(R) = 1000\frac{0,04R + 57}{1+\frac{29}{3,8+0,8R}}, \text{ Мпа.} \quad (16)$$

Значения R в формулу (16) следует подставлять в МПа. Под E здесь понимается начальный модуль упругости бетона при уровне напряжений, не превышающем 0,3–0,4R, т.е. физическая нелинейность бетона не рассматривалась.

Формула (15) дает приемлемые результаты при возрасте бетона не менее 1 суток. При t=0 прочность при сжатии на основе формулы (15) будет равна нулю, но модуль упругости окажется не равным нулю, что не очень удобно, и может привести к завышенным напряжениям на начальной стадии набора прочности. Поэтому при $t \le 24$ ч зависимость модуля упругости от времени представлялась уравнением вида:

$$E(t) = E_{24} \cdot \exp\left(1,348\left[1-\left(\frac{24}{t}\right)^{1,438}\right]\right), \quad (17)$$

где t — время, час.; E_{24} — модуль упругости бетона после 1 суток твердения, вычисленный на основе формул (14)–(16) с учетом времени и температуры твердения.

Усадка бетона представлялась явной функцией от времени на основе данных [16]:

$$\varepsilon_{sh}(t) = -(0,2B-2)(a\ln t - b)\cdot 10^{-5} \le 0, \quad (18)$$

где B — класс бетона, МПа; a = 0,31 и b = 0,4 — эмпирические коэффициенты.

Результаты исследования. Первым этапом для контроля достоверности результатов был выполнен расчет толстостенной цилиндрической оболочки при постоянном во времени модуле упругости бетона $E = 3\times10^4$ МПа с последующим сравнением решения с программным комплексом ANSYS. Остальные характеристики бетона, необходимые для расчета: коэффициент Пуассона ν=0,2, коэффициент линейного температурного расширения $\alpha = 10^{-5}$ 1/°C.

На рис. 1 приведены графики изменения во времени максимальной температуры в цилиндре, а также температур у внутренней и внешней поверхности. Результаты расчета температурного поля совпали с решением в ANSYS.

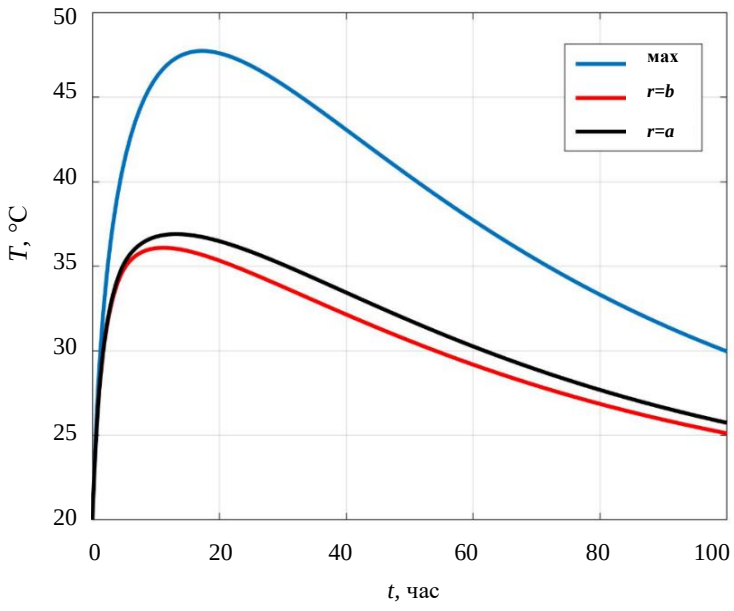

Рис. 1. Изменение во времени температур на поверхностях и в толще конструкции

При расчете напряженно-деформированного состояния нами рассматривался случай плоской деформации. При моделировании напряженно-деформированного состояния в ANSYS на верхнем и нижнем торце цилиндра (грани A и B по рис. 2) устанавливались закрепления от перемещений по вертикальной оси для создания условий ПДС.

https://www.stsg-donstu.ru

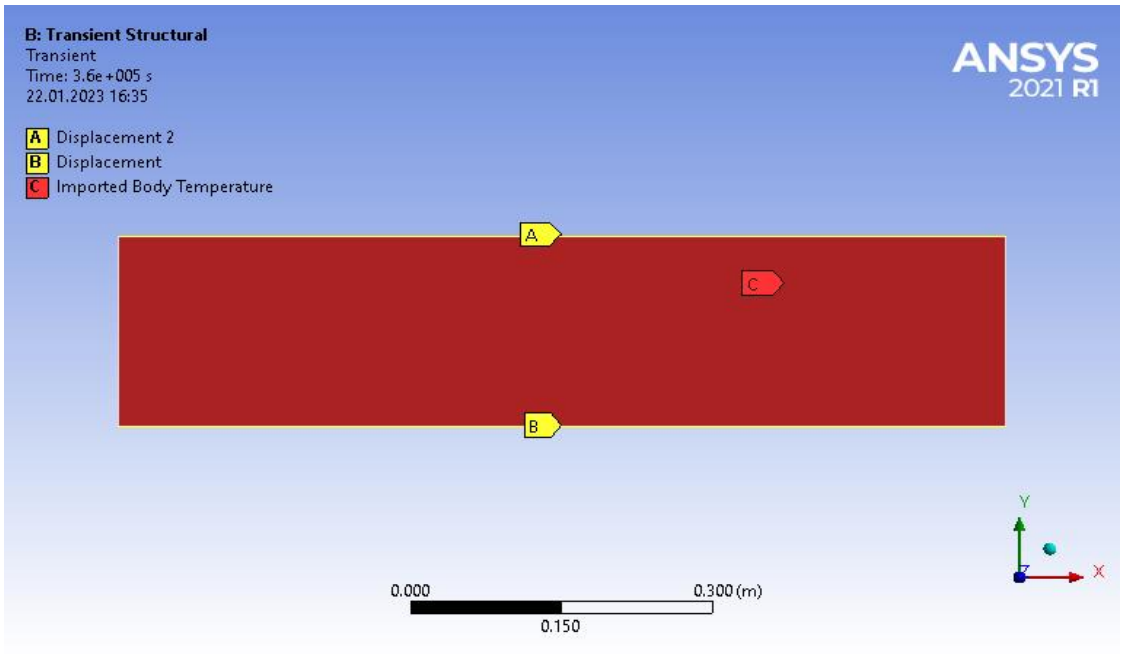

Рис. 2. Граничные условия в ANSYS

На рис. 3 приведены графики изменения во времени напряжений σ_θ у внешней поверхности, полученные путем расчета по авторской методике и в ANSYS. Расхождение результатов незначительное. При постоянном во времени модуле упругости температурные напряжения полностью обратимы. Из рис. 3 видно, что при расчете с постоянным во времени модулем упругости $E = 3 \cdot 10^4$ МПа растягивающие напряжения могут достигать 3 МПа и более, что превышает прочность бетона на растяжение.

При расчете с учетом зависимости физико-механических характеристик от степени зрелости класс бетона принимался равным В25 (прочность при сжатии в возрасте 28 сут R_{28} = 37 МПа).

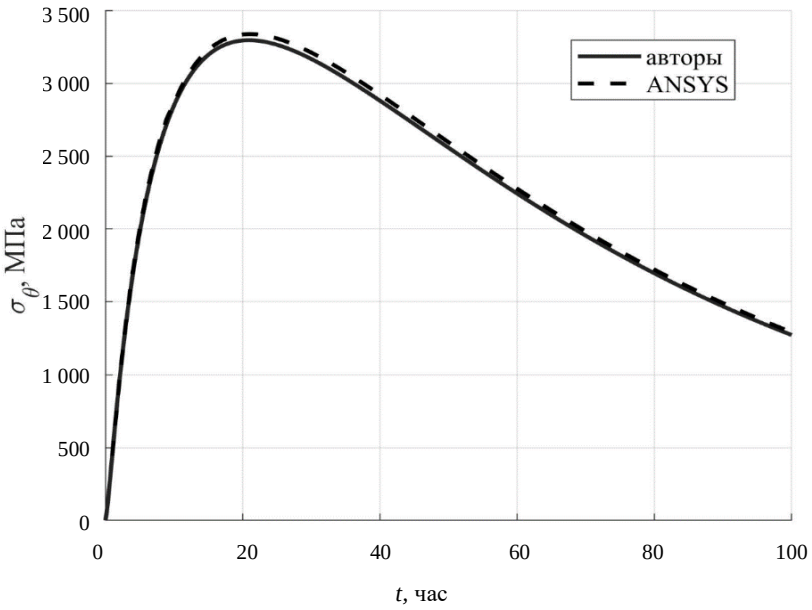

Рис. 3. Изменение во времени напряжений σ_θ у внешней поверхности цилиндра при постоянном модуле упругости

В случае учета зависимости модуля упругости от времени по формулам (14)–(17) картина напряженно-деформированного состояния меняется кардинально. На рис. 4 приведены графики изменения окружных напряжений у внутренней и внешней поверхности, а также в середине толщи во времени. Из рис. 4 видно, что на начальном этапе у внутренней и внешней поверхности возникают небольшие растягивающие напряжения, но затем знак напряжений меняется, и в конечном итоге при $r=a$ и $r=b$ остаточные напряжения сжимающие, а в середине толщи — растягивающие.

На рис. 4 показан также график изменения во времени текущей прочности бетона на растяжение R_t в середине толщи. Для рассмотренного примера при учете зависимости физико-механических характеристик бетона от времени окружные напряжения не превышают прочность материала на растяжение.

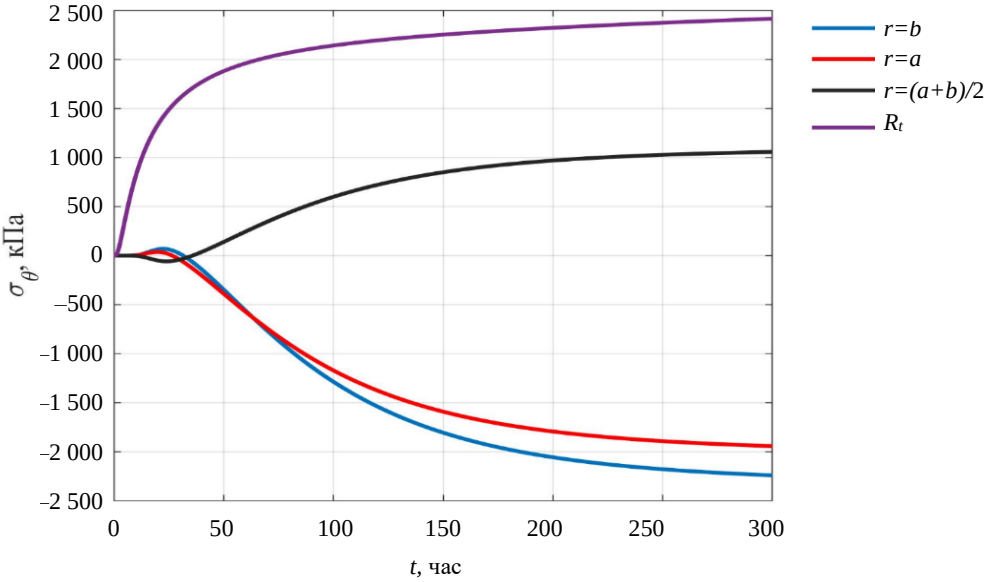

Рис. 4. Изменение во времени окружных напряжений с учетом зависимости модуля упругости бетона от степени его зрелости

Усадка бетона на величину радиальных и окружных напряжений не влияет, поскольку она постоянна по объему тела, а в дифференциальном уравнении (6) фигурирует не сама вынужденная деформация, а ее производная по радиусу, которая для деформаций усадки обращается в ноль. В то же время деформации усадки оказывают влияние на величину напряжений σ_z. Графики изменения во времени напряжений σ_z для случая ПДС без учета и с учетом усадки бетона приведены на рис. 5.

Из рис. 5 видно, что напряжения σ_z могут существенно превышать прочность бетона на растяжение. Однако представленное решение справедливо только для бесконечно длинного цилиндра, а для цилиндра конечной длины истинные значения напряжения σ_z можно определить только путем моделирования в двумерной постановке. При учете контракционной усадки напряжения σ_z несколько снижаются. Это можно объяснить тем, что усадочные деформации частично компенсируют деформации температурного расширения.

Радиальные напряжения в рассмотренной задаче малы по сравнению с напряжениями σ_θ и σ_z.

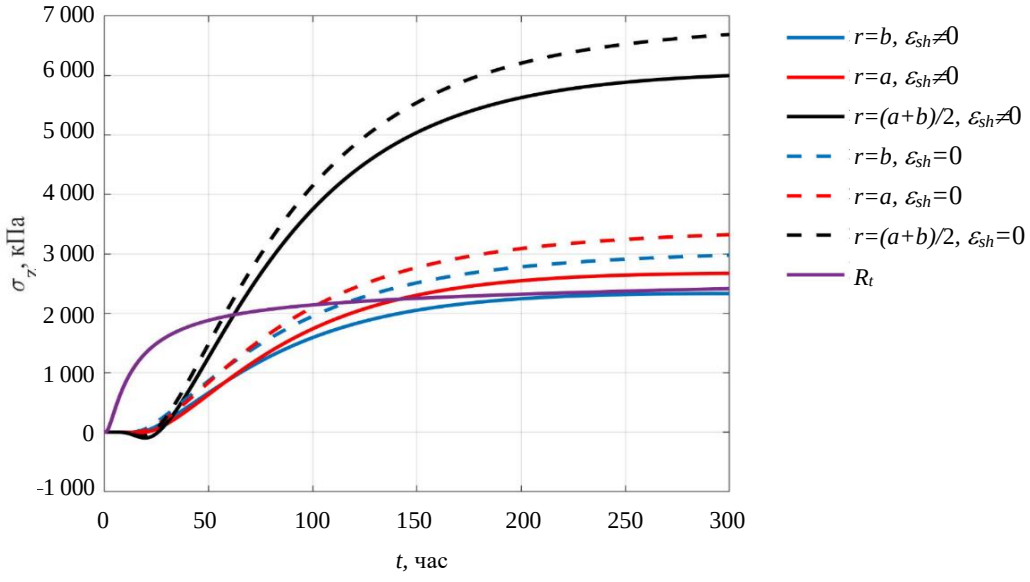

Рис. 5. Изменение во времени напряжений σ_z

https://www.stsg-donstu.ru

Обсуждение и заключение. Разработана методика определения напряженно-деформированного состояния при возведении толстостенных цилиндрических оболочек на основе метода конечных разностей в одномерной осесимметричной постановке (плоское напряженное состояние и плоское деформированное состояние) с учетом неоднородности, вызванной зависимостью механических характеристик бетона от степени его зрелости.

Для подтверждения достоверности результатов выполнено сравнение с решением в программном комплексе ANSYS при постоянном во времени и по радиусу модуле упругости бетона. Установлено, что при учете зависимости модуля упругости бетона от времени картина напряженно-деформированного состояния меняется кардинально, и в конструкции после полного остывания имеют место остаточные напряжения. Расчет с постоянным во времени модулем упругости бетона в стандартных программных комплексах приводит к завышенным значениям окружных напряжений.

Перспективой дальнейших исследований является анализ напряженно-деформированного состояния толстостенных цилиндрических оболочек в двумерной осесимметричной постановке для корректного учета напряжений σ_z.

Список литературы / References

1. Hassanli R,Youssf O, Manalo A., Najafgholipour M.A, Elchalakani M., Castillo ER, et al. An Experimental Study of the Behavior of GFRP-Reinforced Precast Concrete Culverts. *Journal of Composites for Construction*. 2022;26(5):04022043. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0001224

2. Дорф В.А., Пергаменщик Б.К. Совершенствование технологии устройства сухой защиты шахты реактора АЭС. *Вестник МГСУ*. 2021;16(4):506–512. https://doi.org/10.22227/1997-0935.2021.4.506-512

Dorf VA, Pergamenchik BK. Updating of Dry Shielding of Nuclear Power Plant Reactor Vessel. *Vestnik MGSU*. 2022;26(5):04022043. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0001224 (In Russ.).

3. Singh L, Ravaliya NR, Akbar MA. Analysis of Reinforced Concrete Structures for Accidental Blast during Launching of a Rocket. *INCAS Bulletin*. 2021;13(3):195–204. https://doi.org/10.13111/2066-8201.2021.13.3.16

4. Alamayreh MI, Alahmer A, Younes MB, Bazlamit SM. Pre-Cooling Concrete System in Massive Concrete Production: Energy Analysis and Refrigerant Replacement. *Energies*. 2022;15(3):1129. https://doi.org/10.3390/en15031129

5. Aniskin NA, Chuc NT, Khanh PK. The Use of Surface Thermal Insulation to Regulate the Temperature Regime of a Mass Concrete During Construction. *Power Technology and Engineering*. 2021;55:1–7. https://doi.org/10.1007/s10749-021-01310-6

6. Smolana A, Klemczak B, Azenha M, Schlike D. Early Age Cracking Risk in a Massive Concrete Foundation Slab: Comparison of Analytical and Numerical Prediction Models with On-Site Measurements. *Construction and Building Materials*. 2021;301:124135. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124135

7. Liu J, Tian Q, Wang Y, Li H, Xu W. Evaluation Method and Mitigation Strategies for Shrinkage Cracking of Modern Concrete. *Engineering*. 2021;7(3):348–357. https://doi.org/10.1016/j.eng.2021.01.006

8. Zheng Z, Wei X. Mesoscopic Models and Numerical Simulations of the Temperature Field and Hydration Degree in Early-Age Concrete. *Construction and Building Materials*. 2021;266:121001. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121001

9. Klemczak B, Żmij A. Insight into Thermal Stress Distribution and Required Reinforcement Reducing Early-Age Cracking in Mass Foundation Slabs. *Materials*. 2021;14(3):477. https://doi.org/10.3390/ma14030477

10. Smolana A., Klemczak B., Azenha M., Schlike D. Experiences and Analysis of the Construction Process of Mass Foundation Slabs Aimed at Reducing the Risk of Early Age Cracks. *Journal of Building Engineering*. 2021;44:102947. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.102947

11. Kheir J, Klausen A, Hammer TA, De Meyst L, Hilloulin B, Van Tittelboom K, et al. Early Age Autogenous Shrinkage Cracking Risk of an Ultra-High Performance Concrete (UHPC) Wall: Modelling and Experimental Results. *Engineering Fracture Mechanics*. 2021;257:108024. https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.108024

12. Chepurnenko A, Litvinov S, Meskhi B, Beskopylny A. Optimization of Thick-Walled Viscoelastic Hollow Polymer Cylinders by Artificial Heterogeneity Creation: Theoretical Aspects. *Polymers*. 2021;13(15):2408. https://doi.org/10.3390/polym13152408

13. Зоалкфл Д.А., Курачев Р.М., Чепурненко А.С. Определение температурных полей при возведении монолитных толстостенных цилиндрических оболочек. *Вестник Евразийской науки*. 2023;15(2):80SAVN223. URL: https://esj.today/PDF/80SAVN223.pdf (дата обращения: 1.04.2024).

Zoalkfl DA, Kurachev RM, Chepurnenko AS. Determination of Temperature Fields During the Construction of Monolithic Thick-Walled Cylindrical Shells. The *Eurasian Scientific Journal*. 2023;15(2):80SAVN223. URL: https://esj.today/PDF/80SAVN223.pdf (accessed: 1.04.2024). (In Russ.).

14. Несветаев Г.В., Корянова Ю.И. Прогноз кинетики прочности бетона при твердении в условиях, отличных от нормальных. *Современные тенденции в строительстве, градостроительстве и планировке территорий*. 2023;2(4):59–68. https://doi.org/10.23947/2949-1835-2023-2-4-59-68

Nesvetaev GV, Koryanova YuI. Forecasting the Strength Gaining Kinetics of the Concrete Hardening in the Abnormal Conditions. *Modern Trends in Construction, Urban and Territorial Planning*. 2023;2(4):59–68. https://doi.org/10.23947/2949-1835-2023-2-4-59-68

15. Маилян Д.Р., Несветаев Г.В. Регулирование жесткости и прочности железобетонных балок варьированием модуля упругости бетона. *Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета*. 2018;20(4):86–93. https://doi.org/10.31675/1607-1859-2018-20-4-86-93

Mailyan DR, Nesvetaev GV. Rigidity and Strength Analysis of Reinforced Concrete Beams by Varying Elasticity Modulus. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo arkhitekturno-stroitel'nogo universiteta*. 2018;(4):86–93. https://doi.org/10.31675/1607-1859-2018-20-4-86-93 (In Russ.).

16. Nesvetaev G, Koryanova Y, Zhilnikova T. On Effect of Superplasticizers and Mineral Additives on Shrinkage of Hardened Cement Paste and Concrete. *MATEC Web of Conferences*. 2018;196:04018. https://doi.org/10.1051/matecconf/201819604018

Об авторах:

Зоалкфл Даниаль Аммарович, аспирант кафедры «Строительная механика и теория сооружений» Донского государственного технического университета (344003, РФ, г. Ростов-на-Дону, пл. Гагарина, 1), ORCID, danialzoalkfl@mail.ru

Тюрина Василина Сергеевна, старший преподаватель кафедры «Строительная механика и теория сооружений» Донского государственного технического университета (344003, РФ, г. Ростов-на-Дону, пл. Гагарина, 1), кандидат технических наук, ScopusID, ORCID, vasilina.93@mail.ru

Чепурненко Антон Сергеевич, профессор кафедры «Строительная механика и теория сооружений» Донского государственного технического университета (344003, РФ, г. Ростов-на-Дону, пл. Гагарина, 1), доктор технических наук, доцент, ResearcherID, ScopusID, ORCID, anton_chepurnenk@mail.ru

Заявленный вклад авторов:

Д.А. Зоалкфл: проведение расчетов, подготовка текста, формирование выводов;
В.С. Тюрина: формирование основной концепции, цели и задачи исследования, анализ результатов исследований;
А.С. Чепурненко: научное руководство, доработка текста, корректировка выводов.

Конфликт интересов: авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи

Поступила в редакцию 12.04.2024
Поступила после рецензирования 03.05.2024
Принята к публикации 14.05.2024

About the Authors:

Danial A. Zoalkfl, PhD Student of the Structural Mechanics and Theory of Structures Department, Don State Technical University (1, Gagarin Sq., Rostov-on-Don, 344003, RF), ORCID, danialzoalkfl@mail.ru

Vasilina S. Turina, Cand.Sci. (Engineering), Senior Lecturer of the Structural Mechanics and Theory of Structures Department, Don State Technical University (1, Gagarin Sq., Rostov-on-Don, 344003, RF), ScopusID, ORCID, vasilina.93@mail.ru

Anton S. Chepurnenko, Dr.Sci. (Engineering), Associate Professor, Professor of the Structural Mechanics and Theory of Structures Department, Don State Technical University (1, Gagarin Sq., Rostov-on-Don, 344003, RF), ResearcherID, ScopusID, ORCID, anton_chepurnenk@mail.ru

Claimed Contributorship:

Zoalkfl DA: carrying out calculations, preparing the text, formulating the conclusions.
Turina VS: formulating the main concept, aims and objectives of the study, analysis of the research results.
Chepurnenko AS: scientific supervision, refining the text, correcting the conclusions.

Conflict of Interest Statement: the authors do not have any conflict of interest.

All authors have read and approved the final manuscript.

Received 12.04.2024
Revised 03.05.2024
Accepted 14.05.2024